رفتار کمانشی شمع‌ها در خاک‌های روانگرا*

جواد هدایتی [۱]		مسعود سلطانی محمدی [۲]		محمود یزدانی [۳]

چکیده *شمع‌ها در واقع ستون‌های لاغری هستند که به صورت جانبی متکی به خاک پیرامون خود می‌باشند. شمع‌هایی که از لایه‌های خاک روانگرا عبور می‌کنند، در اثر روانگرایی حاصل از زلزله، تکیه‌گاه جانبی خود را تا حد زیادی از دست می‌دهند. در این حالت شمع می‌تواند همانند ستون حمایت نشده، آمادگی برای ناپایداری محوری داشته باشد. این ناپایداری می‌تواند به کمانش جانبی شمع در جهت ضعیف‌تر و ایجاد مفصل مومسان بیانجامد. در سالیان گذشته موردهای زیادی از گسیختگی پی شمعی پل‌ها و ساختمان‌ها در اثر روانگرایی لایه‌های خاک پس از زلزله گزارش شده که فروریزش سازه‌های متکی به آنها را به همراه داشته است، در حالی که این شمع‌ها بیشتر بر مبنای آیین‌نامه‌های معتبری همچون JRA و NEHRP طراحی شده بودند. بنابراین، به نظر می‌رسد رفتار این گونه شمع‌ها و روش تحلیل آن‌ها به طور کامل شناخته شده نیست. در این پژوهش برای محاسبه ظرفیت کمانشی شمع‌ها در خاک‌های لایه‌ای روانگرا، از کمینه کردن کارمایه گرفته کل به روش عددی با در نظر گرفتن تغییر شکل مناسب برای شمع به روش ریلی- ریتز (Rayleigh-Ritz) استفاده شده است. همچنین با ارائه یک روش کاربردی برای ارزیابی کمانشی شمع‌ها در خاک‌های لایه‌ای، رابطه‌هایی برای محاسبه طول مؤثر شمع در خاک‌های روانگرا ارائه شده که به وسیله آن می‌توان با در اختیار داشتن سختی شمع و خاک و نیز ضخامت لایه روانگرا، نیروی‌کمانشی شمع را به‌دست آورد. این روش برای شمع‌های امتداد یافته که بیشتر در پایه پل‌ها به کار می‌رود نیز به کار می‌رود.*

واژه‌های کلیدی شمع، کمانش، کارمایه نهفته کل، خاک روانگرا، طول مؤثر

Buckling Behavior of Piles in Liquefiable Soils

J. hedayati		M. soltani Mohammadi		M. Yazdani

Abstract *In the realistic manner, piles are similar to the slender columns that soil around them acts as a lateral support. The piles situated in the liquefiable soil layers, loss their lateral supports due to the liquefaction resulted from the seismic ground motion. In this case, pile has the potency of axial instability similar to the unsupported columns. This instability can lead to the lateral buckling of the piles in the eak direction and creating the plastic hinges in the pile's badly. Many failures that acurr in the piles and their supported structures, due to the lique faction of soils after earthquakes has been reported. These piles ere designed based on the credictable codes such as JRA and NEHRP. So it seems that the behavior and analysis methods of piles are still unknown. This research attempts to predict the buckling capacity of the piles in layered liquefiable soils, using a numerical method in which Rayleigh-Ritz approach was employed to minimize total potential energy. Furthermore, a new practical approach has been presented to calculate effective buckling length of pile in liquefiable soils. By the means of this approach the buckling capacity of pile could be obtained while the stiffness of pile and soil are accessible. This method can be also applied to the extended pile shafts in the bridge piers.*

Key Words Pile, Buckling, Total Potential Energy, Liquefiable Soil, Effective Length.

---

*نسخه‌ی اول مقاله در تاریخ ۱۳۸۸/۷/۱و نسخه‌ی نهایی آن در تاریخ ۱۳۹۱/۱/۱۶ به دفتر نشریه رسیده است.

(۱) نویسنده‌ی مسئول، دانشجوی دکترای مهندسی زلزله، دانشگاه تربیت مدرس

(۲) دانشیار، گروه مهندسی زلزله، دانشگاه تربیت مدرس

(۳) استادیار، گروه مهندسی خاک و پی، دانشگاه تربیت مدرس

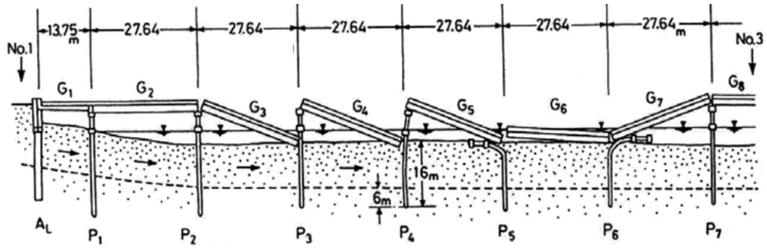
مقدمه

کاربرد شمع در سازه‌ها، دارای طیف بسیار گسترده‌ای است که از موردها استفاده آن‌ها می‌توان به پی پل‌ها، پی ساختمان‌های بلند ساخته شده در در زمین‌های سست، پی اسکله‌ها و ... اشاره کرد [1]. پی‌های شمعی برای انتقال بار از خاک‌های سست به لایه‌های مقاوم در ژرفاهای بیشتر به کار می‌روند. بخشی از این انتقال بار به‌وسیله مقاومت اصطکاکی در طول شمع و بخشی دیگر با کمک مقاومت نوک شمع انجام می‌شود (شمع‌های اتکایی). با توجه به کاربرد گسترده شمع‌ها در سازه‌های مختلف، بررسی آن در بارهای جانبی مانند زلزله اهمیت ویژه‌ای پیدا می‌کند. خرابی‌های ایجاد شده در شمع‌ها در اثر زلزله به گونه‌ای بیان‌گر کاستی‌هایی است که در طراحی و یا ساخت آن‌ها وجود داشته است. بررسی خرابی‌ها و انجام مطالعات پس از روی دادن زلزله همواره منجر به پیشرفت در تحلیل و طراحی و توسعه ضابطه‌های مناسب‌تر در اجرا شده است. این پیشرفت‌ها و تغییرات در آیین‌نامه‌ها به طور گام به گام پس از هر زلزله صورت گرفته که برای نمونه می‌توان به تغییرات ایجاد شده در آیین‌نامه JRA (Japanese Road Association) [2] پس از زلزله کوبه اشاره کرد [3].

شمع‌هایی که از لایه‌های خاک روانگرا عبور می‌کنند در اثر روانگرایی حاصل از زلزله، نیروی جانبی کمتری به آن‌ها وارد می‌شود. در این حالت شمع می‌تواند همانند ستون حمایت نشده، آماده ناپایداری محوری باشد. این ناپایداری می‌تواند به کمانش جانبی شمع در جهت ضعیف‌تر و ایجاد مفصل مومسان بیانجامد. با توجه به اینکه کمانش شمع به صورت ناگهانی و بدون نشانه مشخص خطر از پیش رخ می‌دهد، بررسی پایداری شمع در اثر کمانش و محاسبه ظرفیت کمانشی شمع امری ضروری می‌باشد [4]. در سالیان اخیر روش‌های مختلف آزمایشگاهی و عددی برای بررسی رفتار کمانشی شمع، مورد استفاده قرار گرفته است. بهاتاچاریا و بولتون [3,5] به بررسی خرابی شمع‌ها در خاک‌های روانگرا پرداخته و ناهماهنگی بین یافته‌های دیگر پژوهشگران در خرابی شمع‌ها را با وضعیت و چگونگی خرابی واقعی آن‌ها مورد بررسی قرار داده‌اند. برای نمونه یکی از خرابی‌های مورد بررسی، چگونگی خرابی شمع‌های پل شووا در اثر زلزله ١٩٦٤ نیگاتا بوده است. بسیاری از پژوهشگران مانند هامادا در سال ۱۹۹۲ [6] و ایشی‌هارا در سال ۱۹۹۳ [7]، خرابی این پل را گسترش جانبی دانسته‌اند. وضعیت این پل پس از خرابی در شکل (۱) و نمای خرابی آن در شکل (۲) مشاهده می‌شود.



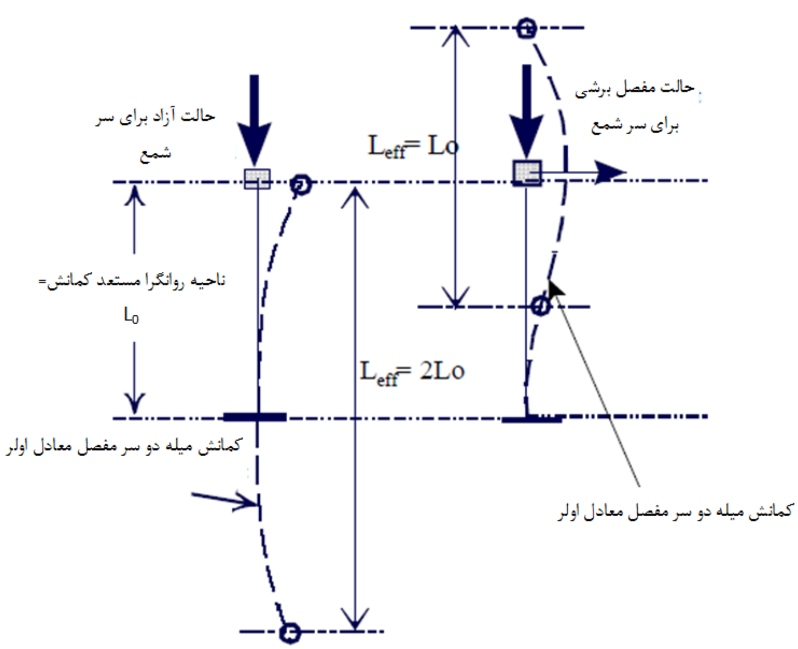
شکل ۱ خرابی پل شووا در زلزله نیگاتا[3]



شکل ۲ نمایی از انحراف تیرهای پل شووا [3]

بهاتاچاریا و بولتون در پژوهش‌های خـود بـه ایـن نکته تمرکز کرده‌اند که شمع شماره P5 در جهت چـپ و شمع شماره P6 در جهت راست تغییر شـکل داده اسـت. اگر علت خرابی شـمع‌هـا گسـترش جـانبی بـوده باشـد، شمع‌ها باید در جهت شیب تغییر شکل می‌دادنـد. افـزون بر ایـن در شـمع‌هـای نزدیـک سـاحل رودخانـه خرابـی مشاهده نشده، درحالی‌که گسترش جـانبی در ایـن ناحیـه بسیار شدید بوده است. همچنین در اثر گسـترش جـانبی می‌بایست مفصل پلاستیک در سطح بین لایـه روانگـرا و غیر روانگرا ایجـاد شـود. ولـی همـان‌طـور کـه مشـاهده می‌شود در سه شمع این مفصل در بالای شمع ایجاد شده است. بنابراین، بر اساس نکته‌هایی که آورده شد، ایـن دو پژوهشگر علت خرابی شـمع‌هـای پـل شـووا را کمـانش معرفی کرده‌اند. بهاتاچاریـا همچنـین بـا بررسـی خرابـی شمع‌های مختلف عبور کننده از لایه‌های خاک با آمـادگی روانگرایی و نیز انجام آزمایش‌های مختلف، حد لاغـری ۵۰ را برای رخ ندادن کمـانش شـمع پیشـنهاد داده اسـت [3,5]. بهاتاچاریا و همکاران [8] در پـژوهش‌هـای خـود طول مؤثر شمع در خاک روانگرا را در حالـت آزاد بـرای سر شمع، دو برابر ضخامت لایه روانگـرا و بـرای حالـت مفصل برشی برای سر شمع برابر ضخامت لایـه روانگـرا در نظر گرفته‌اند. این مقدارها بر اسـاس نظریـه پایـداری ستون ها و برابر شکل (۳) در نظر گرفته شده‌اند.

کومار و همکاران[9] با در نظر گـرفتن گونـه‌هـای مختلف خاک و ابعاد مختلف برای شمع با وارد کردن بار خروج از مرکز به بررسی رفتار کمانشی شمع در شـرایط آزمایشگاهی پرداختند. شرایط تکیه‌گـاهی در نظـر گرفتـه شده برای سر شمع مفصلی و بـرای نـوک شـمع گیـردار بوده است. آن‌ها بر اساس تئوری پایداری ستون‌ها ضریب طول مؤثر شمع را برابر ۰/۷ ضخامت لایه روانگرا در نظر گرفتند. شانکر و همکاران [10] در سال ۲۰۰۷ بـا کمـک روش شـبه اجـزای محـدود بـه الگـوسـازی شـمع در خاک‌های روانگرا پرداخته‌اند و عمق لایه روانگرا، سختی سازه شمع، لاغری شمع و شرایط تکیه‌گاهی را عامل‌های موثر در کمانش شمع معرفی کرده‌اند.

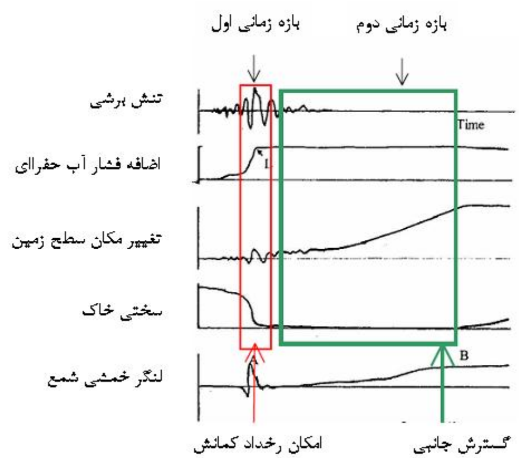


شکل ۳ میزان طول مؤثر شمع برای شرایط مرزی گوناگون [8]

برای الگوسازی عـددی کمـانش شـمع روش‌هـای مختلفی استفاده شده است. از آن جمله می‌توان به استفاده از الگو وینکلر برای الگوسازی اندرکنش شمع و خاک در خاک‌های روانگرا [11] و کمینه کردن کارمایه نهفته کل و محاسبه بار کمانشی شمع در خاک تـک لایـه [4] اشـاره کرد. پژوهش‌های انجام شـده در زمینـه بررسـی ظرفیـت کمانشی شمع‌ها در خاک‌های چند لایه بسـیار محـدود و بیشتر با ساده‌سازی‌های بسیاری همراه بـوده اسـت [10]. هدف از این پژوهش ارائه روشی ساده و کـاربردی بـرای محاسبه طول موثر شمع در خاک‌های چند لایه شامل لایه روانگرا می‌باشد که در آن اثر لایه‌های خاک غیر روانگرا در بالا و پایین لایه روانگرا در محاسبه طول مؤثر منظـور می‌شود.

سازوکار روانگرایی و اثرهای آن بر شمع‌ها

تکان‌هـای شـدید زلزلـه در ماسـه‌هـای سسـت و بـدون چسبندگی بـا سـیلت کـم کـه در زیـر سـطح سـفره آب زیرزمینی قـرار دارنـد، موجـب افـزایش فشـار زیـاد آب منفذی یا روانگرایی می‌شود. افـزایش فشـار آب منفـذی منجر به از بین رفتن قابل توجه مقاومت و سـختی خـاک می‌شود. طراحی لـرزه‌ای شـالوده شـمعی در خـاک‌هـای روانگـرا، مسـئله‌هـا و مشـکل‌هـای بسـیار پیچیـده‌ای را درتحلیل و طراحی پدید می‌آورد. در خاک‌های با آمادگی روانگرایی، حتی پیش از آن‌که خاک به حالت روانگرایـی کامل و سختی خاک بـه کمتـرین مقـدار برسـد، شـالوده شمعی ممکن است در برابر تکان‌های قابل تـوجهی قـرار گیرد. در طول زمان تکان خوردن، شمع آمـاده هـر گونـه آسیب (شامل گسترش ترک‌ها، ایجاد مفصل و در نهایـت شکست) می‌باشد [12]. این آسیب‌هـا را مـی‌تـوان در دو بازه زمانی متفاوت بررسی کرد. اول در طول مدت زلزلـه و دوم پس از روی دادن زلزله کـه در اثـر حرکـت تـوده خاک در زمین‌های شیب‌دار (گسـترش جـانبی (Lateral spreading)) می‌باشد. همان‌طور که در شکل (٤) مشاهده می‌شود، حتی در زمین‌های شـیب‌دار پـیش از روی دادن گسترش جانبی، ممکن است در یک لحظه، اتکای جانبی شمع از بـین بـرود و در اثـر کـاهش تـنش‌هـای مـؤثر و مقاومت برشـی خـاک، کمـانش در شـمع رخ دهـد [3]. همچنین در محدوده زمانی دوم، پس از زلزله، روانگرایـی منجر به افزایش چشم‌گیر تغییر مکان سر شمع نسبت بـه حالـت غیرروانگـرا مـی‌شـود. اگـر پـس از روانگرایـی، مقاومت باقی مانده خاک از تنش‌های برشی ایستای پدید آمده در اثر شیب یا یک سطح آزاد مانند ساحل رودخانـه کمتر باشد، گسترش جانبی قابل توجه یا جابجایی شیب، ممکن است روی بدهد. در هنگام گسترش جانبی، تـوده خاک می‌تواند فشارهای ویران کننده‌ای را روی شـمع‌هـا وارد کند که منجر به خرابـی کامـل آن‌هـا شـود [12]. در طول زمین لرزه‌های ١٩٦٤ نیگاتا، ١٩٦٤ آلاسـکا و ١٩٩٥ کوبه، خرابی‌های بسیاری در سازه‌هـای متکـی بـه شـمع به‌ویژه پل‌ها رخ داده است، به طوری که در زلزلـه ١٩٦٤ آلاسکا بیش از ٢٥٠ پل در اثر روانگرایی و حرکت جانبی زمین آسیب دیده‌اند[13].



شکل ٤ تاریخچه زمانی عامل‌های مختلف بر اساس پژوهش‌های یاسودا و بریل[3]

رفتار کمانشی شمع در خاک تک لایه

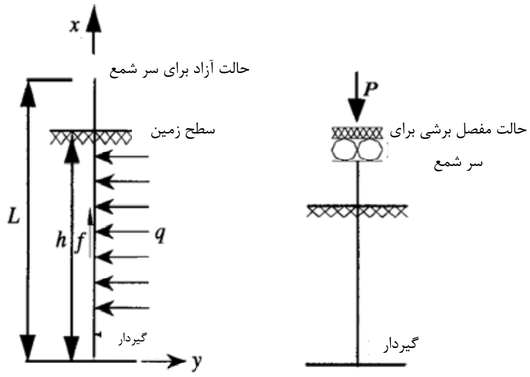
گبر و همکاران [4] برای بررسی رفتار کمانشی شمع‌ها در خاک تک لایه، توزیع ضریب واکنش افقی بستر خاک در

عمق را بر مبنای مطالعات ترزاقی [14] به صورت زیر در نظر گرفتند:

$$k_h = m_h z^{\omega} \xi^{1-\omega} \tag{۱}$$

که در آن k_h برابر ضریب افقی واکنش بستر بر حسب kN/m^3، m_h برابر نسبت این ضریب با عمق بر حسب kN/m^4، ξ یک مقدار ثابت است که برای برقراری برابری واحدها برابر یک متر در نظر گرفته می‌شود، ω برابر توان تجربی است که برابر یا بزرگتر از صفر در نظر گرفته می‌شود و z عمق مورد نظر از سطح زمین است[15].

برای محاسبه ظرفیت کمانشی شمع از کمینه کردن کارمایه نهفته کل با در نظر گرفتن تغییر شکل مناسب برای شمع به روش ریلی- ریتز می‌توان بهره گرفت. برای مهار تغییر شکل‌های مختلف برای شمع، نه ترکیب مختلف از شرایط تکیه‌گاهی برای سر و ته شمع می‌توان در نظر گرفت که دو نمونه آن در شکل (۵) مشاهده می‌شود که محتمل‌تر از دیگر ترکیبات می‌باشند.



شکل ۵ شرایط مختلف تکیه‌گاهی برای شمع [4]

تنش وارده از طرف خاک به شمع بر اساس روش واکنش بستر به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$p = m_h (h-x)^{\omega} \xi^{1-\omega} y \tag{۲}$$

که در آن h طولی از شمع است که در خاک قرار گرفته، x فاصله از ته شمع و y تغییر مکان جانبی شمع است. بنابراین، واکنش خاک که در واحد طول به شمع وارد می‌شود برابر است با مقدار تنش محاسبه شده در رابطه (۲) ضرب در قطر شمع (d):

$$q(x) = pd = m_h d (h-x)^{\omega} \xi^{1-\omega} y \qquad kN/m \tag{۳}$$

در رابطه (۳) تغییرهای q نسبت به y خطی فرض شده است.

معادله‌های تغییر شکل شمع با در نظر گرفتن گونه‌های مختلف شرایط مرزی بر اساس روش ریلی- ریتز در جدول (۱) ارائه شده است. این معادله‌ها شرایط تکیه‌گاهی را برای دو حالت یاد شده برآورد می‌کنند. میزان n در معادله‌های تغییر شکل، شمار جمله‌های نیم موج تابع‌های تغییر شکل است. کارمایه کرنشی سامانه شمع-خاک در اثر خمش شمع و تغییر شکل کشسان خاک (U) و کارمایه نهفته بارهای خارجی (V) به صورت رابطه زیر بیان می‌شود:

$$U + V = \frac{EI}{2}\int_0^L \left(y''\right)^2 dx + \frac{1}{2}\int_0^h q(x)\, y\, dx - \frac{1}{2}\int_0^L P(x)\left(y'\right)^2 dx \tag{٤}$$

که در آن EI سختی خمشی شمع، L طول کل شمع، h طول داخل در خاک، P(x) نیروی محوری، $y' = \frac{dy}{dx}$ و $y'' = \frac{d^2y}{dx^2}$ است.

با توجه به خطی بودن تغییرات اصطکاک جداره شمع نسبت به عمق، میزان P(x) از رابطه زیر به‌دست می‌آید:

$$P(x) = P\left[1 - \psi \frac{(h-x)^2}{h^2}\right] \quad (x \le h); \qquad P(x) = P \quad (x > h) \tag{۵}$$

که P نیروی محوری وارده به سر شمع و ψ عامل تأثیر اصطکاک جداره شمع روی نیروی محوری شمع با تغییراتی بین صفر تا یک می‌باشد.

جدول ۱ تابع‌های تغییر شکل وابسته به شرایط مرزی متفاوت[4]

تابع‌های تغییر شکل	شرایط مرزی	
	ته شمع(Tip)	سر شمع(Top)
$y(x)=\sum_{n=1}^{k} c_n\left[1-\cos\left(\frac{2n-1}{2L}\pi x\right)\right]$	Fixed	Free
$y(x)=\sum_{n=1}^{k} c_n\left[1-\cos\left(\frac{n}{L}\pi x\right)\right]$	Fixed	Fixed, Sway

با جای‌گذاری رابطه‌های (۳) و (۵) در معادله (٤) می‌توان نوشت:

$$U+V=\frac{EI}{2}\int_0^L\left(y''\right)^2dx+\frac{m_h d\xi^{1-\omega}}{2}\int_0^h(h-x)^{\omega}y^2d-\frac{P}{2}\int_0^L\left(y'\right)^2dx+\frac{P\psi}{2h^2}\int_0^h(h-x)^2\left(y'\right)^2dx \quad (٦)$$

برای برقراری تعادل در سامانه، کارمایه کرنشی ذخیره شده باید برابر با کار نیروهای خارجی باشد که به صورت زیر بیان می‌شود:

$$\delta(U+V)=\frac{\partial(U+V)}{\partial C_i}\delta C_i=0 \quad (٧)$$

که در آن C_iها ثابت‌های تابع‌های شکل هستند و با توجه به این‌که δC_iها مقدارهای اختیاری تغییرات تغییر مکان هستند، معادله (۷) را می‌توان به صورت زیر بازنویسی کرد:

$$\frac{\partial(U+V)}{\partial C_i}=0 \quad (٨)$$

با قرار دادن معادله (٦) در (۸)، این معادله به‌دست می‌آید:

$$\int_0^L y''\frac{\partial y''}{\partial C_i}dx+\alpha^5\xi^{1-\omega}\int_0^h(h-x)^{\omega}y\frac{\partial y}{\partial C_i}dx-\frac{P}{EI}\int_0^L y'\frac{\partial y'}{\partial C_i}dx+\frac{P\psi}{EIh^2}\int_0^h(h-x)^2y'\frac{\partial y'}{\partial C_i}dx=0 \quad (٩)$$

که i مقدارهای صفر تا n را می‌گیرد و α سختی نسبی شمع خاک است و به صورت زیر تعریف می‌شود:

$$\alpha=\sqrt{\frac{m_h d}{EI}} \quad (١٠)$$

معادله (۹) دارای پاسخ غیر صفر است در صورتی که دترمینان ماتریس ضریب‌های آن صفر باشد. برای به‌دست آوردن ماتریس ضریب‌ها، معادله (۹) را می‌توان به صورت زیر بازنویسی کرد:

$$[A][C]=0 \quad (١١)$$

که در آن A همان ماتریس ضریب‌ها است و از رابطه زیر به‌دست می‌آید:

$$[A]=[A1]_0^L+\alpha^5\xi^{1-\omega}[A2]_0^h-\frac{P}{EI}[A3]_0^L+\frac{P\psi}{EIh^2}[A4]_0^h \quad (١٢)$$

در رابطه (۱۲) هر یک از ماتریس‌های A1 تا A4 ماتریس‌های $n\times n$ هستند که درایه سطر iام و ستون jام هریک از آن‌ها به صورت زیر تعریف می‌شوند:

$$[A1]_{ij}=\int_0^L a_i''(x)a_j''(x)dx \quad (١٣)$$

$$[A2]_{ij}=\int_0^h(h-x)^{\omega}a_i(x)a_j(x)dx \quad (١٤)$$

$$[A3]_{ij}=\int_0^L a_i'(x)a_j'(x)dx \quad (١٥)$$

$$[A4]_{ij}=\int_0^h(h-x)^2a_i'(x)a_j'(x)dx \quad (١٦)$$

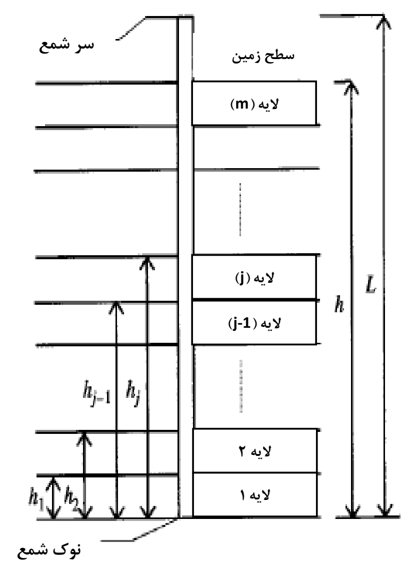
در رابطه‌های بالا $a_i(x)$ جمله iام از تابع‌های شکل ارائه شده در جدول (۱) است.

حال اگر دترمینان ماتریس A برابر صفر قرار داده شود، مقدارهای مختلف P که هریک معادل یک مود کمانشی برای شمع هستند، به‌دست می‌آید. کمترین مقدار به‌دست آمده برای P که معادل مود اول کمانش است، همان مقدار P_{cr} یا ظرفیت کمانشی شمع می‌باشد. با استفاده از این مقدار به راحتی می‌توان طول موثر شمع را به‌دست آورد[4].

رفتار کمانشی شمع در خاک‌های لایه‌ای

رابطه‌های ارائه شده برای بررسی کمانش شمع در بخش قبل برای یک خاک یک لایه بوده است. با توجه به این‌که در بیشتر موردها شمع از لایه‌های مختلف خاک با ویژگی‌های متفاوت عبور می‌کند، گسترش رابطه‌های

ارائه شده در مرجع [4] برای خاک چند لایه ضروری به نظر می‌رسد. به این منظور، در این پژوهش این رابطه‌ها برای یک خاک چند لایه گسترش داده شده است و از آن برای الگوسازی رفتار کمانشی شمع‌های عبورکننده از خاک‌های روانگرا و گسترش رابطه‌هایی برای تعیین طول موثر شمع استفاده شده است. نمایی خاک چند لایه در شکل (٦) نشان داده شده است.



شکل ٦ لایه‌بندی خاک

در این حالت، در دو رابطه نسبت به حالت تک لایه‌ای تغییر ایجاد می‌شود. نخست، در رابطه (۱) برای محاسبه توزیع واکنش جانبی در طول شمع، k_h و دوم در رابطه (۵) برای محاسبه توزیع نیروی محوری در شمع، $P(x)$ تغییر می‌کند. برای محاسبه k_h و $P(x)$ در خاک چند لایه یک مقدار k_{h0} و P_0 به عنوان مبنا در نظر گرفته می‌شود و با کاربرد یک ضریب در هر لایه میزان آن عامل در آن لایه به‌دست می‌آید. یعنی:

$$p_j = P_0 r_p(j) \quad (۱۷)$$

$$k_{hj} = k_{h0} r_q(j) \quad (۱۸)$$

که در رابطه‌های بالا r_p و r_q آرایه‌هایی هم بعد با شمار لایه‌های خاک هستند که به ترتیب تغییرات نیروی محوری و ضریب واکنش جانبی را در لایه‌های مختلف مشخص می‌کنند و P_j و k_{hj} به ترتیب مقدارهای نیروی محوری و ضریب واکنش جانبی هستند که P_j در رابطه (٤) به جای $P(x)$ و k_{hj} در رابطه‌های (۲)، (۳) و (٤) قرار می‌گیرد.

با قرار دادن رابطه تغییر یافته (٤) در معادله (۸) و انجام تابع اولیه گیری و جداسازی، معادله (۱۲) به شکل زیر در می‌آید:

$$[A] = EI[A1]_0^L + d[A2]_0^h - P[A3]_0^h + P[A4]_h^L \quad (۱۹)$$

که درایه‌های ماتریس‌های A1 تا A4 از رابطه‌های زیر به‌دست می‌آیند:

$$[A1]_{ij} = \int_0^h a_i''(x) a_j''(x) dx \quad (۲۰)$$

$$[A2]_{ij} = \int_0^h S_q(x) a_i(x) a_j(x) dx \quad (۲۱)$$

$$[A3]_{ij} = \int_0^h S_p(x) a_i'(x) a_j'(x) dx \quad (۲۲)$$

$$[A4]_{ij} = \int_h^L a_i'(x) a_j'(x) dx \quad (۲۳)$$

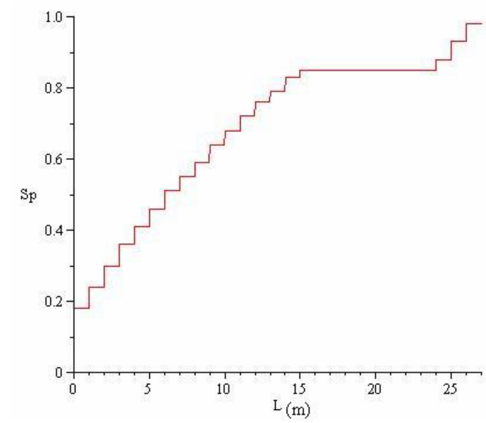
در رابطه‌های بالا مقدارهای $S_q(x)$ و $S_p(x)$ به توزیع k_h و P وابسته هستند و از رابطه‌های زیر محاسبه می‌شوند:

$$S_p(x) = \sum_{j=1}^{m} r_p(j)\left(u\left(x - h_{j-1}\right) - u\left(x - h_j\right)\right) \quad (۲٤)$$

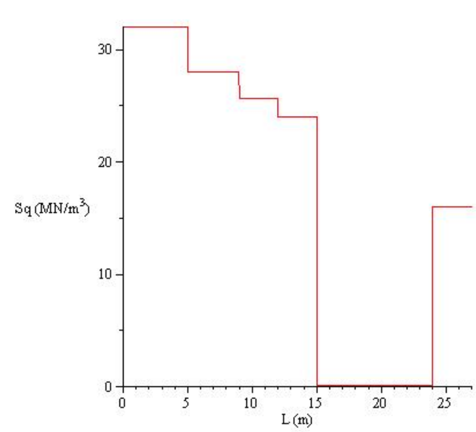
$$S_q(x) = \sum_{j=1}^{m} r_q(j)\left(u\left(x - h_{j-1}\right) - u\left(x - h_j\right)\right) \quad (۲۵)$$

که در آن m شمار لایه‌ها؛ h_j فاصله بالای لایه jام از کف شمع و u تابع پله‌ای است.

این تابع‌ها به صورت پله‌ای مقدارهای P و k_h را در طول شمع توزیع می‌کنند که به ترتیب در شکل (۷) و شکل (۸) نمونه‌ای از آن‌ها مشاهده می‌شود.



شکل ۷ نمونه‌ای از تابع پله‌ای برای توزیع نیروی محوری در طول شمع



شکل ۸ نمونه‌ای از تابع پله‌ای برای توزیع k_h در طول شمع

ضریب واکنش بستر در خاک روانگرا

یکی از روش‌های در نظر گرفتن ضریب واکنش بستر در خاک‌های مختلف، بیان رابطه آن با عدد SPT است که آن‌را انجمن معماری ژاپن (AIJ (Architectural Institute of Japan)) برای خاک‌های روانگرا به صورت زیر پیشنهاد کرده است:

$$k_{hn} = 80E_0D^{-0.75} \qquad (۲۶)$$

$$E_0 = 0.7N \qquad (۲۷)$$

که در آن E_0 ضریب تغییر شکل برحسب MPa، N عدد SPT و D قطر شمع بر حسب سانتیمتر است [16].

هنگامی که خاک روانگرا می‌شود، سختی خاک کاهش می‌یابد و بر اساس پژوهش‌های مختلف، این کاهش با کمک یک ضریب کاهنده بیان می‌شود. ایشی‌هارا [17] این ضریب را بین ۰/۰۰۱ تا ۰/۰۱ متغیر تعریف کرد. توکیماتسو[18] رابطه زیر را بر اساس افزایش تغییر مکان ارائه داد:

$$k_h = k_{hn}\frac{1}{1+\left|\frac{y_r}{y_1}\right|} \qquad (۲۸)$$

که در آن y_r تغییر مکان نسبی بین شمع و خاک و y_1 مقدار مبنا برای y_r است.

همچنین، آیین‌نامه AIJ رابطه زیر را برای تعیین ضریب واکنش بستر در خاک روانگرا پیشنهاد می‌دهد [19]:

$$k_h = k_{hn}\frac{2\beta}{1+\left|\frac{y_r}{y_1}\right|} \qquad (۲۹)$$

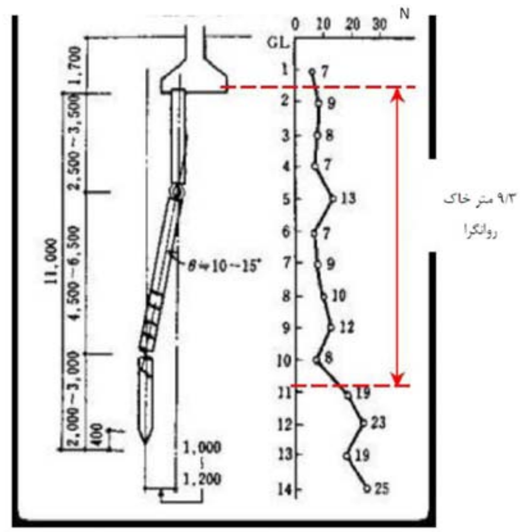
که در آن عامل‌هایی مانند رابطه (۲۸) تعریف می‌شوند و مقدار β در خاک روانگرا برابر ۰/۱ می‌باشد.

همان‌طور که دیده می‌شود سختی خاک پس از روانگرایی کامل بسیار ناچیز بوده و با توجه وابستگی آن به عامل‌های مختلف می‌توان در رابطه‌های طراحی، برای محاسبه بار کمانشی به صورت محافظه کارانه از آن صرفنظر کرد. بنابراین، در این پژوهش برای تعیین بار کمانشی لایه روانگرا بدون سختی منظور می‌شود.

مقایسه نتیجه‌های حاصل از کمینه کردن کارمایه نهفته و یک نرم‌افزار اجزای محدود

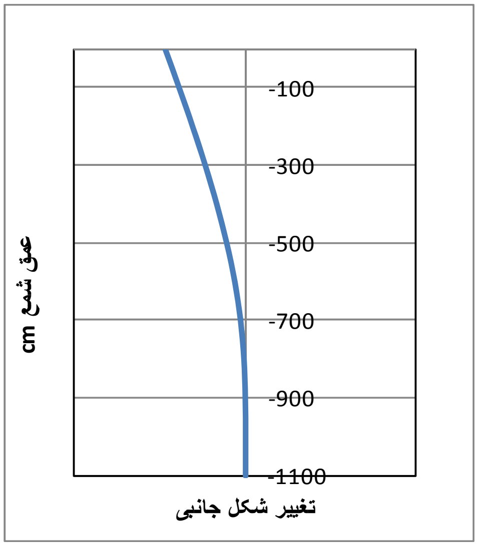
برای مقایسه نتیجه‌های حاصل از کمینه کردن کارمایه

نهفته با نتیجه‌های حاصل از تحلیل اجـزای محـدود، بـار کمانشی شـمع‌هـای سـاختمان N.H.K بـه هـر دو روش تعیین شده است. ساختمان N.H.K یک ساختمان ٤ طبقه بتنی بوده که بر روی ٧٤ شمع بتنی به قطـر ٣٥ سـانتیمتر قرار داشته است. مانند شکل (٩) طول این شمع‌ها ١١ متر بوده که ٩/٣ متر آن در لایه روانگرا قرار داشته است. پس از زلزله نیگاتا در سال ١٩٦٤ مشاهده شد که همه شمع‌ها آسیب دیده‌اند[6]. بنا به محاسبات ارائه شده در مرجع[3] نیروی کمانشی هر یک از شمع‌هـا برابـر ٥٢٠ کیلونیـوتن گزارش شده است.



شکل ۹ چگونگی خرابی شمع ساختمان N.H.K [6]

الف: حل مساله با استفاده کمینه کردن کارمایه نهفته کل شرایط مرزی این شمع بنا به مرجع [6] به صورت گیردار در پایین و آزاد در بالا بوده است. میزان kh در خاک غیـر روانگرا بر اساس رابطه‌های (٢٦) و (٢٧) بر حسب قطـر شمع و عدد SPT برابر ٨٠٠٠ کیلونیوتن بر متـر مکعـب محاسبه شده است. با حل مساله بار بحرانی شمع در مود اول برابر ٥٧/٢ تن نیرو به‌دست آمده است. در شکل مود اول کمانش شمع مشاهده می‌شود.

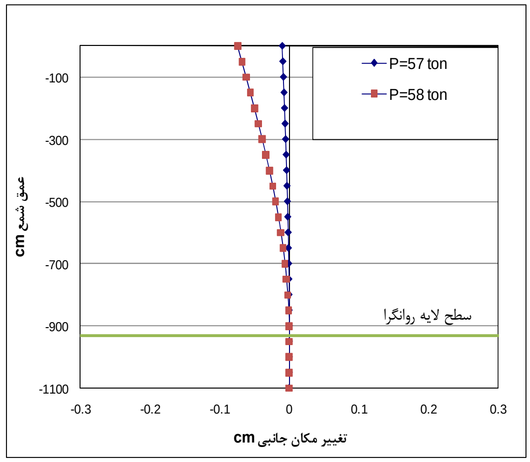


شکل ۱۰ مود اول کمانش شمع ساختمان N.H.K با وارد کردن نیروی ٥٧/٢ تن

ب: الگوسازی در نرم‌افزار

در پژوهش حاضر بـرای الگوسـازی شـمع از نـرم افـزار اجزای محدود غیرخطیCOM3 گسترش یافته در دانشگاه توکیو استفاده شده است [20]. این نرم افزار با اسـتفاده از مجموعه ای از اجزای مختلف توانایی الگو کـردن رفتـار غیرخطی خاک و سازه‌های بتنی، در حالت‌هـای مختلـف بارگذاری را دارا می باشد. برای الگوسازی شمع از جـزء الیافی (Fiber element) استفاده شده است [21]. در ایـن جزء مقطع عضوها به تعدادی سلول تقسیم بندی شـده و با توجه به موقعیت سلول‌ها، ویژگی‌های مصالح تعریـف می‌شوند. برای شبیه‌سازی خاک پیرامونی شمع با توجه به رابطـه‌هـای (١)، (٢) و (٣) از فنـرهـای جـدا از هـم بـا فاصله‌های شخص استفاده شده اسـت. سـختی فنرهـا بـا توجه به میزان k_h، قطر شمع و فاصله فنرها از هم تعیـین می‌شود . الگوی شمع در نیروی محوری افزاینده فشـاری با نمو یک تن نیرو قرار گرفتـه تـا کمـانش در شـمع رخ دهـد. در شـکل (١١) تغییـر شـکل جـانبی شـمع تحـت نیروهای ٥٧ و ٥٨ تن ارائه شـده اسـت. همـان‌طـور کـه

مشاهده می‌شود، این شمع مذکور در بار ۵۸ تن دچار ناپایداری جانبی ناشی از کمانش شده و بار محاسبه شده از روش اجزای محدود در هماهنگی به نسبت خوبی با بار محاسبه شده به روش تحلیلی می‌باشد.



شکل ۱۱ تغییر شکل جانبی شمع در نیروی فشاری ۵۷ و ۵۸ تن

بررسی طول لازم برای گیرداری شمع

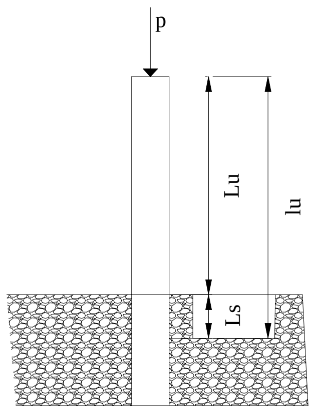
همان‌طور که در شکل (۱۲) دیده می‌شود، در بسیاری از موردها، بخشی از شمع در ناحیه بالایی به صورت مهار نشده قرار دارد. همچنین، در موردهایی که شمع از یک لایه خاک با آمادگی روانگرایی عبور می‌کند، در این ناحیه با توجه به نبود مهار جانبی، توانایی کمانش دارد. طول این لایه بیانگر طول مهار نشده شمع می‌باشد. شرایط مرزی انتهای شمع وابسته به میزان قرارگیری شمع در خاک غیر روانگرا است (شکل (۱۲)). مطابق آیین‌نامه ACI543R-00 طول ناحیه عبور کننده از لایه غیر روانگرا (Ls) برای فراهم کردن گیرداری از رابطه زیر به‌دست می‌آید [22]:

$$L_s = 1.8 \times \sqrt[5]{\frac{EI}{k_h}} \quad (۳۰)$$

که در آن EI سختی خمشی شمع و k_h ضریب افقی واکنش بستر است. با توجه به رابطه (۳۰) طول آزاد برای محاسبه بار کمانشی از رابطه زیر به‌دست می‌آید:

$$l_u = L_s + L_u \quad (۳۱)$$

که l_u طول آزاد برای محاسبه بارکمانشی و L_u طول مهار نشده شمع است.

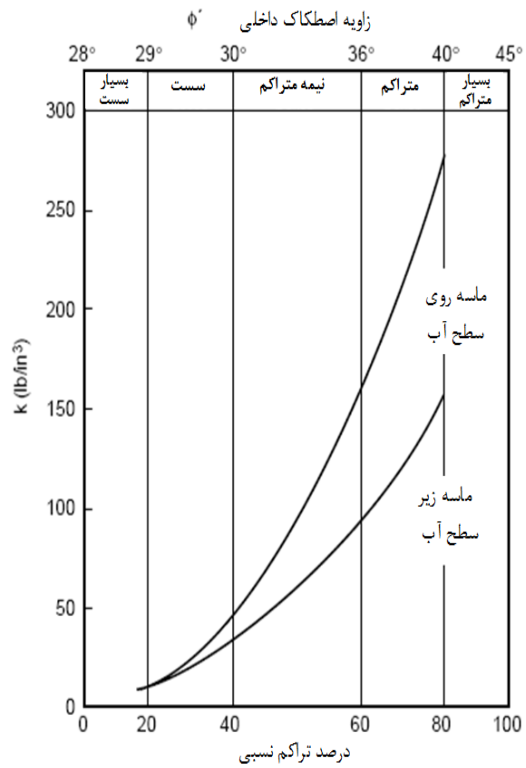


شکل ۱۲ شکل شماتیک طول آزاد و طول لازم برای گیرداری برای شمع

مقدار k_h را می‌توان بر اساس پیشنهاد API-RP2A-WSD (Amirican Petroleum Institue-Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design) [23] از نمودار شکل (۱۳) و یا به توصیه ACI543R-00 بر اساس جدول (۱) تعیین کرد. ACI543R-00 مقادیر داده شده در جدول (۲) را محافظه کارانه می‌داند [22].

جدول ۲ توصیه ACI برای kh در خاک‌های مختلف[22]

نوع خاک	k_h, lb/in^3	k_h, kN/m^3
ماسه سست	۱/۵	٤۰۷
ماسه متوسط	۱۰	۲۷۱۰
ماسه متراکم	۳۰	۸۱٤۰
سیلت	۰/٤–۳	۱۰۹–۸۱٤
خاک نباتی	۰/۲	٥٤
رس	٦۷ S_u	



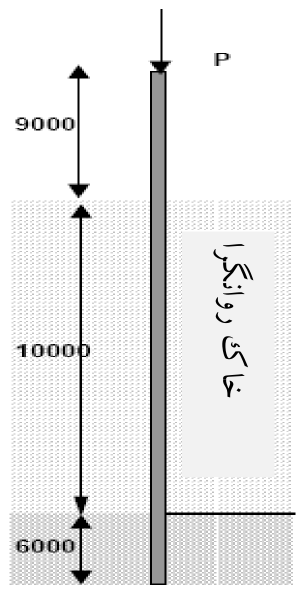
شکل ۱۳ نمودار محاسبه ضریب واکنش بستر [23]

برای وارسی این رابطه با استفاده از برنامه نوشته شده در خاک‌های لایه‌ای از شمع پل شووا استفاده شده است. ویژگی‌های این شمع در جدول (۳) آمده است:

جدول ۳ ویژگی‌های شمع به‌کار رفته در پل شووا

طول (m)	۲۵
نوع شمع	فولادی
قطر خارجی (m)	۰/۶۰۹
قطر داخلی (m)	۰/۵۹۱
ضریب کشسانی (GPa)	۲۱۰
K_h (MN/m³) بر اساس API	۲٤
I (m⁴)	۷/٦۳E-٤
L_s (m)	۲/٦۳

لایه بندی خاک نیز در شکل (۱٤) آمده است.

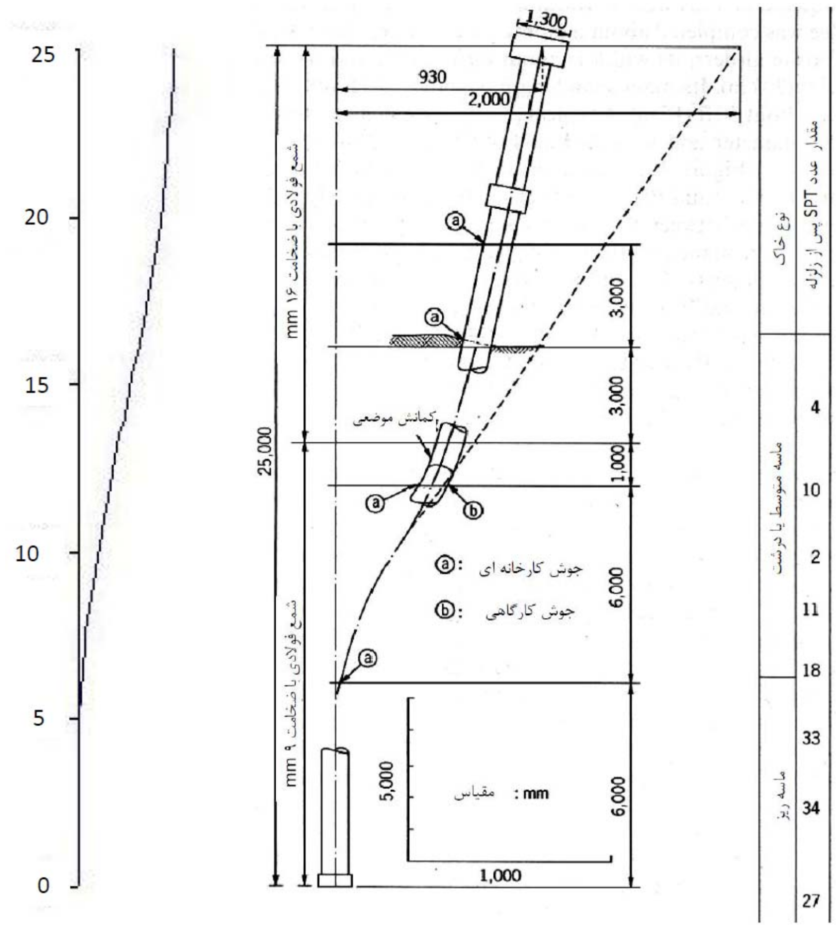


شکل ۱٤ ویژگی‌های لایه‌های خاک در پل شووا [3]

پس از الگوسازی شمع به صورت انتهای گیردار و سر Fixed-Sway نتیجه‌های زیر به دست آمد:

نیروی کمانشی بحرانی (P_{cr}): ۳٤٤۳/٦٤ KN، طول مؤثر: ۲۱/٤۳ m، طول لازم برای گیرداری: ۲/٤۳ m=۱۹-۲۱/٤۳

همان‌گونه که مشاهده می‌شود، طول Ls به دست آمده از این برنامه در حدود $\frac{2.43}{2.63}=0.92$ طول پیشنهادی ACI است که رابطه ACI محافظه‌کارانه به نظر می‌رسد. لازم به یادآوری است در این محاسبه سختی خاک روانگرا به صورت محافظه‌کارانه برابر صفر فرض شده است. شکل (۱۵) مود اول کمانش شمع به دست آمده از برنامه و مود خرابی مشاهده شده در محل را نشان می‌دهد.



شکل ۱۵ مود اول کمانش شمع و مود خرابی شمع [3]

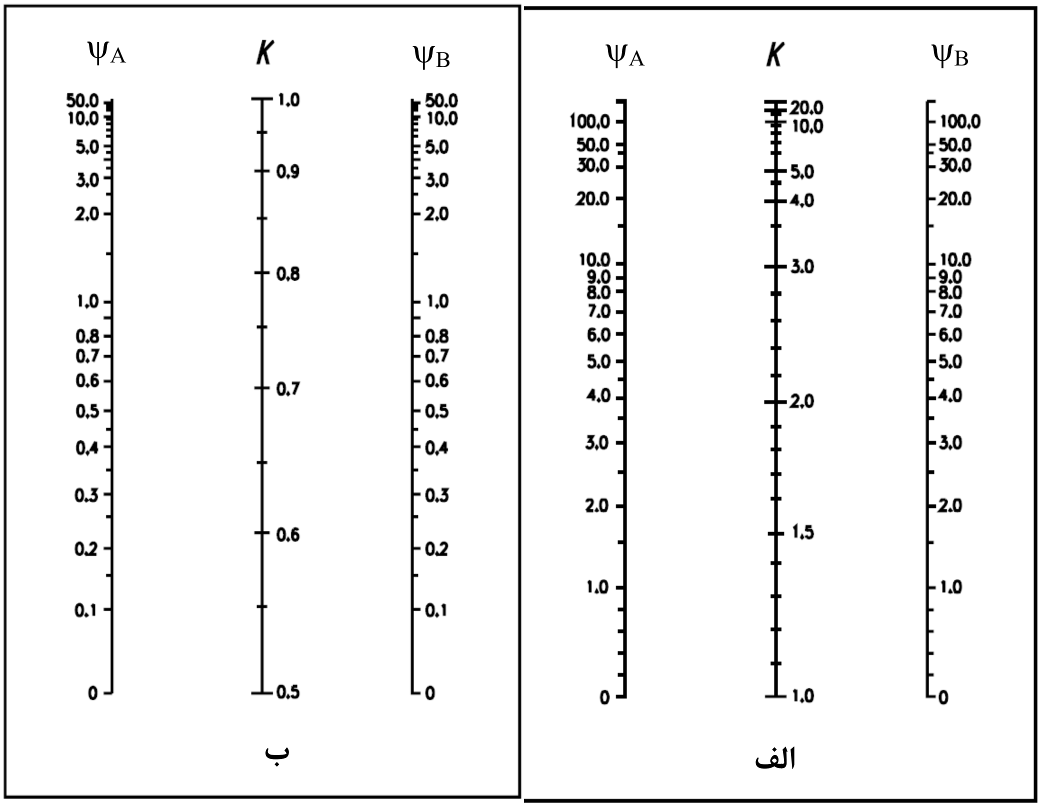
روش پیشنهادی برای برآورد طول موثر شمع در خاک با لایه روانگرای سطحی

تا کنون برای محاسبه طول مؤثر شمع پژوهش‌های بسیار محدودی صورت گرفته است. همچنان که رابطه‌های آیین‌نامه‌ای هم برای محاسبه این طول وجود ندارد. بنابراین، در این پژوهش تلاش شده رابطه‌هایی که برای محاسبه طول مؤثر ستون در قاب‌ها وجود دارد، گسترش داده شود تا با استفاده از این رابطه‌ها طول مؤثر شمع به‌دست آید.

ضریب طول مؤثر یک ستون در قاب تابعی از نسبت سختی ستون و تیرهای متصل به آن است. این نسبت با ψ مشخص می‌شود و از رابطه زیر به دست می‌آید:

$$\psi = \frac{\sum K_C}{\sum K_b} = \frac{\sum EI_C / L_C}{\sum EI_b / L_b} \qquad (۳۲)$$

که در واقع سختی دورانی هر یک از جزء‌های متصل به گره بر اساس روش توزیع لنگر و شیب افت برابر $4EI/L$ که ضریب ٤ در رابطه (۳۲) از صورت و مخرج ساده شده است. با محاسبه این نسبت در دو انتهای ستون میزان ضریب طول مؤثر با استفاده از نموگراف‌های شکل (١٦) بدست می‌آید [24].



شکل ۱۶ نموگراف مربوط به محاسبه ضریب طول مؤثر
الف) ستون بدون حرکت جانبی ب) ستون با حرکت جانبی [24]

با توجه به اینکه در شمع‌ها، خاک نقش اتکای جانبی را بازی می‌کند، باید رابطه (۳۲) به شکلی اصلاح شود که به جای سختی تیرها، سختی لایه‌ای از خاک در دو انتهای بخش روانگرا در نظر گرفته شود. بنابراین، در این مقاله رابطه (۳۲) به صورت زیر پیشنهاد می‌شود:

$$\psi = \frac{\gamma EI / L_u}{I_s k_h} \qquad (۳۳)$$

که در آن:

EI سختی خمشی شمع است که برای شمع‌های بتنی، ACI-318-05 رابطه زیر را ارائه می‌دهد [25]:

$$EI = \frac{0.4 E_c I_g}{1 + \beta_d} \qquad (۳٤)$$

در این رابطه E_c ضریب کشسانی بتن، I_g لنگر لختی مقطع ترک نخورده و β_d ضریبی است برای منظور کردن اثرات خزش بر بتن و فولاد در بارهای همیشگی که ACI مقدار ۰/٦ را برای حالتی که بار جانبی همیشگی وجود دارد و مقدار صفر را برای بار جانبی که همیشه نیست، پیشنهاد می‌کند.

همچنین در رابطه **Error! Reference source not found.** L_u طول آزاد شمع و یا طول مهار نشده شمع در لایه روانگرا است.

I_s لنگر لختی خاک غیر روانگرا است که از تغییر شکل شمع پیشگیری می‌کند و همانند تیر متصل به شمع کار می‌کند. بنابراین، منطقی است که بیشترین ضخامتی از

خاک که برای گیرداری شمع لازم است، بـرای محاسـبه لنگر لختی خاک مورد استفاده قرار گیرد. این موضوع بـر اساس عامل‌های مورد نظر بررسی شده و در این پژوهش به تأیید رسیده است. بنابراین، برای محاسبه آن رابطه زیر پیشنهاد می‌شود:

$$I_s = \frac{d.h^3}{12} \qquad (۳۵)$$

که در آن d قطر شمع و h برابـر کمتـرین L_s و ضـخامت لایه غیرروانگراست.

محاسبه ضریب γ

همان‌گونه که بیان شـد ضـریب سـختی دورانـی (γ) در حالتی که اتصال دو سر جزء صلب است برابر ٤ می‌باشد. ولـی در شـمع ایـن ضـریب بایـد بـا توجـه بـه شـرایط تکیه‌گاهی دو سر شمع تعیین شود.

الف: حالت آزاد برای سر شمع

در این حالت با نوشتن رابطه شـیب افـت بـرای دو سـر شمع این رابطه‌ها را می‌توان نوشت:

$$M_f = \frac{2EI}{L}\left(2\theta_f + \theta_r - \frac{3\delta}{L}\right) \pm FEM_{fr} \qquad (۳٦)$$

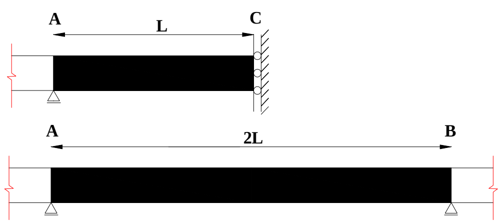
$$M_r = \frac{2EI}{L}\left(2\theta_r + \theta_f - \frac{3\delta}{L}\right) \pm FEM_{rf} \qquad (۳۷)$$

که در آن زیرنویس‌های f و r به ترتیب بیان‌گر انتهای آزاد و گیردار شمع هستند. با توجه به شرایط تکیـه‌گـاهی M_f برابر صفر است، پس می‌توان نوشت:

$$M_r = \frac{2M_r - M_f}{2} = \frac{3EI}{L}\left(\theta_r - \frac{\delta}{L}\right) \pm \left(FEM_{rf} - 0.5FEM_{fr}\right) \Rightarrow \gamma = 3 \qquad (۳۸)$$

ب: در حالت مفصل برشی (Fix-Sway) برای سر شمع

در این حالت برای محاسـبه سـختی دورانـی نخسـت بـا توجه اصل تقارن در قاب‌ها، مانند شکل (۱۷)، جزء مورد نظر به صورت دو برابر در نظر گرفته مـی‌شـود. بنـابراین معادله شیب افت بین دو نقطـه A و B بـه صـورت زیـر به‌دست می‌آید:



شکل ۱۷ نمایی از جزء قابی با مفصل برشی

$$M_A = \frac{2EI}{2L}\left(2\theta_A + \theta_B - \frac{3\delta_{AB}}{2L}\right) \pm FEM_A \qquad (۳۹)$$

با توجه به تقـارن و جهـت مثبـت دوران در روش شیب افت (ساعتگرد) رابطه (٤٠) حاصل می‌شود:

$$\theta_A = -\theta_B \quad \& \quad \delta_{AB} = 0 \qquad (٤٠)$$

بـا جـای‌گـذاری رابطـه (٤٠) در رابطـه (۳۹) و ساده‌سازی این رابطه به دست می‌آید:

$$M_A = \frac{EI}{L}\theta_A \pm FEM \Rightarrow \gamma = 1 \qquad (٤١)$$

با توجه به موردهای یاد شده در بـالا، مـی‌تـوان بـا محاسـبه ψ در دو انتهـای شـمع از رابطـه (۳۳)، مقـدار ضریب طول مؤثر را از نمودار شکل (١٦) و با کمـک آن به سادگی نیروی کمانشی شمع را مانند سـتون بـه‌دسـت آورد.

سنجش درستی روش پیشنهادی

برای بررسی این موضوع یک شمع بتنی به طول m ۲٦ با قطرهای متغیر در نظـر گرفتـه شـده اسـت کـه در پـایین گیـردار و در بـالا بـه صـورت آزاد و یـا مفصـل برشـی می‌باشد. خاک به صورت دو لایه اصلی کـه لایـه بـالایی، ماسه سست با آمـادگی روانگرایـی و لایـه پـایینی ماسـه متراکم و یا رس در نظر گرفته شده است. سختی جانبی و اصطکاکی در لایه روانگرا به صورت محافظه‌کارانه، صـفر

فرض شده است. در هر الگو با استفاده از برنامه تهیه شده، مقدار Pcr محاسبه شد و از روی آن مقدار طول موثر با استفاده از رابطه زیر به‌دست آمد:

$$Le = \pi \sqrt{\frac{EI}{P_{cr}}} \qquad (٤٢)$$

میزان ضریب طول مؤثر برابر نسبت طول موثر به طول آزاد است که به صورت تحلیلی به‌دست می‌آید(λ). همچنین، مقدار ψ در پایین شمع با استفاده از رابطه (۳۳) به‌دست آمد و مقدارهای ۱۰۰ و صفر به ترتیب برای حالت آزاد و مفصل برشی به عنوان ψ در بالا در نظر گرفته شد. سپس با استفاده از نمودار شکل (١٦)، و در اختیار داشتن ψ در دو انتهای شمع، مقدارهای ضریب طول موثر با استفاده از نمودار (K_{AB}) نیز محاسبه شد. با مقایسه مقدارهای λ و K_{AB} مشاهده شد که هماهنگی قابل توجه‌ای بین دو روش وجود دارد. شماری از نتیجه‌های حاصل شده در جدول (٤) وابسته به حالت آزاد و جدول (٥) وابسته به حالت مفصل برشی آمده است.

جدول ٤ نتیجه‌های وابسته به حالت آزاد برای سرشمع

شماره نمونه	1	2	3	4	5	6	7
قطر شمع(m)	0.5	0.5	0.5	0.5	0.3	0.6	1
$kh(kN/m^3)$	20000	24000	32000	16000	16000	24000	24000
$EI(kN.m^2)$	29263.31	29263.31	29263.31	29263.31	3792.53	60680.40	468212.98
Pcr(KN)	615.35	262.68	388.56	602.05	88.30	761.39	3576.00
$L_u(m)$	9	15	12	9	9	12	15
Le(m)	21.66	33.16	27.26	21.90	20.59	28.05	35.95
λ	2.407	2.211	2.272	2.434	2.288	2.337	2.397
$L_s(m)$	1.942	1.873	1.768	2.031	1.350	2.167	3.261
$I_s(m4)$	0.305	0.274	0.230	0.349	0.061	0.509	2.889
$3EI/L_u(kN.m)$	9754.437	5852.662	7315.828	9754.437	1264.175	15170.101	93642.596
$I_s \times Kh(kN.m)$	6106.78	6568.78	7369.88	5585.32	983.47	12209.59	69340.48
ψ_{up}	100	100	100	100	100	100	100
ψ_{down}	1.60	0.89	0.99	1.75	1.29	1.24	1.35
K_{AB}	2.43	2.21	2.24	2.47	2.33	2.31	2.37
درصد اختلاف	0.95	0.03	1.41	1.49	1.85	1.16	1.11

جدول ۵ نتیجه‌های وابسته به حالت مفصل برشی برای سرشمع

7	6	5	4	3	2	1	شماره نمونه
1	0.6	0.3	0.5	0.5	0.5	0.5	قطر شمع (m)
24000	24000	16000	16000	32000	24000	20000	kh(kN/m3)
468212.98	60680.40	3792.53	29263.31	29263.31	29263.31	29263.31	EI(kN.m2)
14306.97	3076.71	375.92	2494.49	1585.65	1054.29	2458.85	Pcr(KN)
15	12	9	9	12	15	9	Lu(m)
17.97	13.95	9.98	10.76	13.50	16.55	10.84	Le(m)
1.198	1.163	1.109	1.196	1.125	1.103	1.204	λ
3.26	2.17	1.35	2.03	1.77	1.87	1.94	Ls(m)
2.889	0.509	0.061	0.349	0.230	0.274	0.305	Is(m4)
31214.20	5056.70	421.39	3251.48	2438.61	1950.89	3251.48	$3EI/L_u$(kN.m)
69340.48	12209.59	983.47	5585.32	7369.88	6568.78	6106.78	$I_s \times Kh$(kN.m)
0	0	0	0	0	0	0	ψ_{up}
0.45	0.41	0.43	0.58	0.33	0.30	0.53	ψ_{down}
1.17	1.14	1.15	1.19	1.12	1.1	1.19	K_{AB}
2.35	1.95	3.72	0.47	0.42	0.31	1.18	درصد اختلاف

دراین جدول‌ها سطرهای اول تا سوم ورودی برنامه، سطرهای چهارم تا ششم خروجی برنامه است. یعنی λ ضریب طول مؤثر به‌دست آمده از برنامه است. همچنین، سطرهای هفتم تا دوازدهم مرحله‌های محاسبه k_{AB} یا همان ضریب طول مؤثر با استفاده از نمودار است. با مقایسه مقدارهای مختلف λ و k_{AB} و محاسبه میزان اختلاف، نتیجه می‌شود که برای مهار کمانش شمع به راحتی می‌توان از نمودارهای ستون استفاده نمود.

برای مقایسه بهتر نتیجه‌ها میزان پراکندگی λ و k_{AB} بر حسب یک عامل بدون بعد محاسبه شده است. این عامل بدون بعد به صورت $\alpha \times L_u$ در نظر گرفته شده است که در آن α از رابطه به‌دست می آید که واحد آن m^{-1} است. نتیجه‌ها برای حالت آزاد در شکل (۱۸) و برای حالت مفصل برشی در شکل (۱۹) مشاهده می‌شود.



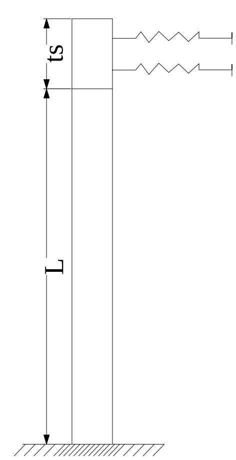
شکل ۱۸ میزان پراکندگی k نسبت به λ در حالت آزاد برای سر شمع



شکل ۱۹ میزان پراکندگی k نسبت به λ در حالت مفصل برشی برای سر شمع

روش پیشنهادی برای برآورد طول موثر شمع در خاک با لایه روانگرای غیر سطحی

در بسیاری موردها لایه روانگرا میان دو لایه غیر روانگـرا قرار گرفته و شمع با عبور از لایه روانگرا بر لایــه زیــرین متکی می‌شود. در این حالت خاک لایه فوقـانی بسـته بـه ضخامت و سختی آن شرایط مرزی متفاوتی را برای شمع ایجاد می‌کند که در تعیین طـول کمانشـی آن بایـد مـورد توجه قرار گیرد. در این حالت لایـه فوقـانی خـاک مـانع تغییر شکل جانبی خاک می‌شـود و اگـر میـزان سـختی و ضخامت آن زیـاد باشـد، در برابـر دوران سـر شـمع نیـز مقاومت می‌کند (حالت نیمـه گیـردار). بنـابراین، در ایـن حالت نمی‌توان مانند حالت‌های قبلی از نمـودار اسـتفاده کرد. زیرا وجود و یا نبود تغییر مکان جانبی که به سـختی و ضخامت لایه فوقانی بستگی دارد، مشـخص نیسـت. از این رو، برای تحلیل ایـن حالـت لایـه خـاک فوقـانی بـه صورت دو فنر با سختی معادل $\frac{K}{2}=\frac{k_h \times d \times t_s}{2}$ و در ۰/۲۵ و ۰/۷۵ لایه فوقانی در نظر گرفته شد تا افزون بر مقاومـت در برابر تغییر مکان، مقاومت خاک در برابـر دوران شـمع نیـز لحـاظ شـود. سـپس، معادلـه دیفرانسـیل زیـر بـرای نسبت‌های مختلف $\frac{KL^3}{EI}$ به صـورت عـددی حـل شـد و مقدارهای مختلف طول مؤثر به‌دسـت آمـد. ایـن معادلـه دیفرانسیل بر اساس شکل (۲۰) به شرح زیر است.



شکل ۲۰ چگونگی الگوی خاک بالایی با دو فنر

که در آن x فاصله از سر شـمع، M لنگـر در فاصـله x، p نیروی محوری وارد بر نوک شمع، K سختی فنر معـادل، δ تغییـر مکـان در نقطـه x=0، δ_1 تغییـر مکـان در نقطـه $x=\frac{t_s}{4}$ و δ_2 تغییـر مکـان در نقطـه $x=\frac{3t_s}{4}$ اسـت. بـا تقسیم دو طرف رابطه (۴۳) بر EI و جای‌گـذاری y'' بـه جای $\frac{M}{EI}$ این رابطه به دست می‌آید.

$$y'' = \frac{p}{EI}(\delta - y) - \frac{K}{2EI}\delta_1\left(x - \frac{t_s}{4}\right) - \frac{K}{2EI}\delta_2\left(x - \frac{3t_s}{4}\right) \Rightarrow$$
$$y'' + \frac{p}{EI}y + \frac{K}{2EI}x\left(\delta_1 + \delta_2\right) - \frac{p}{EI}\delta - \frac{K.t_s}{8EI}\left(\delta_1 + 3\delta_2\right) = 0$$

(۴۴)

شرایط مرزی معادله دیفرانسیل بالا به شرح زیر است:

$$y(0) = \delta \quad \text{and} \quad y\left(\frac{t_s}{4}\right) = \delta_1 \quad \text{and} \quad y\left(\frac{3t_s}{4}\right) = \delta_2$$
$$y(L + t_s) = 0 \quad \text{and} \quad y'(L + t_s) = 0$$

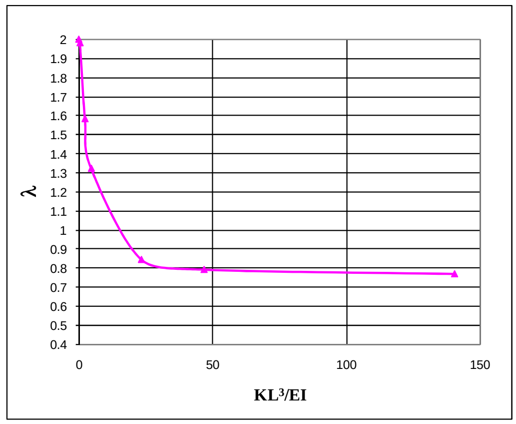
(۴۵)

که در این معادلات L طول ناحیه روانگرا به علاوه طـول لازم برای گیرداری یا Ls در لایه پایینی است.

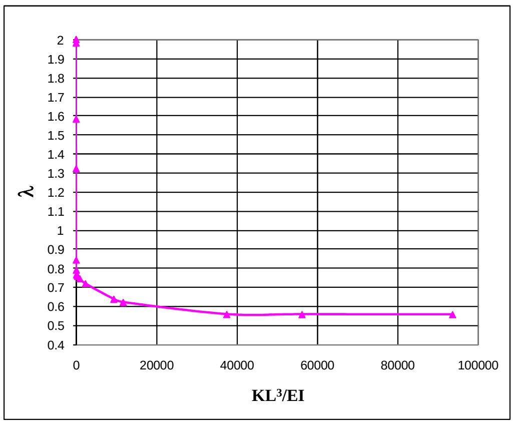
با حل این معادلـه بـه صـورت عـددی مقـدارهای مختلف ضریب طول مـؤثر بـه ازای مقـدارهای مختلـف $\frac{KL^3}{EI}$ به‌دست می‌آید. مقدارهای ضـریب طـول مـؤثر بـه ازای سختی و ضخامت زیاد لایه فوقـانی بـه سـمت ۰/۵ میل می‌کنـد. درشـکل (۲۱) پاسـخ ایـن معادلـه مشـاهده می‌شود. همچنین در شکل (۲۲) بزرگنمایی این پاسـخ در مقدارهای ابتدایی $\frac{KL^3}{EI}$ آشکار است.

نکتـه قابـل توجـه در ایـن حالـت کـاهش نیـروی محوری شمع در اثر اصطکاک لایه فوقانی است. بـه ایـن معنی که نسبت نیروی محوری شمع در لایه روانگـرا بـه نیروی وارد شده کوچکتر از یک است که این نسـبت β_p نامیده می‌شود. با توجه به این موضوع به راحتی می‌تـوان نتیجه گرفـت نیـروی کمانشـی بـه‌دسـت آمـده از روش تحلیلی β_p برابر کوچکتر از نیروی محاسبه شـده از روی نمودار است.

حال مانند حالت قبل یک شمع به طول ۲٦ متـر بـا مقطع‌های مختلف در نظر گرفته شده و تأثیر لایه فوقانی بر بـار کماشـی مـورد مطالعـه قـرار مـی گیـرد. مقایسـه نتیجه‌های حاصل از تحلیل و این نمـودار در جـدول (٦) آمده است. در این جدول برای راحتی کـار تنهـا مقایسـه نیروهای کمانشی انجام گرفته است. همچنین ضـریب β_p از قبل وارد شده است. همانطور کـه مشـاهده مـی‌شـود، درصد اختلاف نیروی کمانشی حاصل از تحلیـل P_{cr1} بـا نیروی کمانشی حاصل از حل معادلـه دیفرانسـیل P_{cr2} در حد قابل قبول قرار دارد. بنابراین، می‌تـوان از ایـن روش برای محاسبه نیروی کمانشی شمع استفاده کرد.



شکل ۲۱ نمودار پاسخ معادله دیفرانسیل



شکل ۲۲ بزرگنمایی پاسخ معادله دیفرانسیل در مقدارهای ابتدایی

جدول ٦ مقایسه نتیجه‌های حاصل از تحلیل با نتیجه‌های حاصل از حل معادله دیفرانسیل

شماره نمونه	1	2	3	4	5	6	7
d (m)	0.5	0.5	0.5	0.5	0.3	0.6	1
k_{hu} (kN/m^3)	24000	4000	16000	8000	8000	32000	3000
k_{hb} (kN/m^3)	24000	16000	32000	20000	24000	24000	20000
EI (kN.m^2)	29263	29263	29263	29263	3793	60680	468213
t_s (m)	1	1	1	2	3	5	2
P_{cr1} (kN)	2892	2556	4376	2040	1805	15739	40157
Lu (m)	12	12	9	15	6	9	6
L_{sb} (m)	1.87	2.03	1.77	1.94	1.24	2.17	3.38
K (kN/m)	12000	2000	8000	8000	7200	96000	6000
KL^3 / 3EI	1094.8	188.8	341.3	1329.5	721.8	2203.0	10.6
β_p	0.97	0.99	0.98	0.96	0.96	0.9	0.985
P_{cr2} (kN)	2793	2525	4219	1922	1699	14949	41241
درصد اختلاف	3.43	1.21	3.59	5.79	5.89	5.02	2.70

جمع‌بندی و نتیجه گیری

در این پژوهش روشی برای محاسبه نیروی کمانشی شمع‌ها در خاک‌های چند لایه و با حضور لایه روانگرا و شرایط مرزی مختلف ارائه شد. مطابق با روش پیشنهادی ابتدا باید فاصله لایه روانگرا از سطح زمین مشخص شود. در صورتی که لایه روانگرا از سطح زمین آغاز شود، می‌توان از روش اول و با استفاده از نمودار بر اساس میزان ψ محاسبه شده در انتهای پایینی، ضریب طول مؤثر محاسبه می‌شود و از روی آن نیروی کمانشی به‌دست آید. در صورتی که لایه روانگرا از یک عمق مشخص شروع شود، خاک غیر روانگرای بالایی تغییر شکل بالای شمع را محدود می‌کند و دیگر نمی‌توان از نمودار(نموگراف) برای محاسبه ضریب طول مؤثر استفاده کرد. زیرا در این حالت با توجه به سختی و ضخامت لایه غیر روانگرای بالایی، علاوه بر تغییر مکان بالای شمع دوران آن نیز در بالا محدود می‌شود و شرایط تکیه‌گاهی قسمت بالایی شمع بین حالت آزاد تا گیردار کامل متغیر است. بنابراین، به صورت دقیق نمی‌توان تعیین کرد که کدام نمودار را (با وجود تغییر مکان جانبی و یا بدون وجود آن) برای محاسبه ضریب طول مؤثر به کار برد. برای حل این مشکل با حل معادله دیفرانسیل کمانش با در نظر گرفتن دو فنر (برای مهار تغییر مکان و دوران قسمت بالایی) در بالای شمع، بر اساس مقدارهای مختلف نسبت سختی محوری فنر و سختی جانبی شمع، مقادیر مختلف برای ضریب طول مؤثر محاسبه شد که در نمودارشکل (۲۱) آمده است. این مقدارها بین ۲ برای حالت آزاد، تا ۰/۵ برای حالت گیردار کامل متغیر است و بر اساس آن می‌توان نیروی کمانشی شمع را محاسبه کرد.

برای محاسبه نیروی کمانشی شمع با در نظر گرفتن سختی خاک در لایه‌بندی دقیق‌تر نیز باید معادله دیفرانسیل کمانش حاصل از کمینه کردن کارمایه نهفته کل در خاک‌های لایه‌ای حل شود. همان‌طور که اشاره شد برنامه‌ای برای این کار تهیه شده است که به وسیله آن نیز می‌توان نیروی کمانشی شمع را در محدوده خطی به صورت دقیق محاسبه کرد.

مراجع

1. Bhattacharya, S., Dash, S. R., and Adhikari, S., “On the mechanics of failure of pile-supported structures in liquefiable deposits during earthquakes”, Current Science, 94 (5), (2008).
2. JRA: Japanese Road Association, Specifications for highway bridge, Part V, Seismic Design, (1996,1980,1972).
3. Bhattacharya, S., “Pile instability during earthquake liquefaction,” PhD thesis, University of Cambridge, Cambridge, UK, Sep, (2003).
4. Gabr, M., A., Wang, J., J., Zhao, M., “Buckling of piles with general power distribution”, *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, Vol. 123, no. 2, pp. 123-130, (1997).
5. Bhattacharya S., Bolton M., “Errors in design leading to pile failures during seismic liquefaction,” *Fifth International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*, New York, NY, Apr. (2004).
6. Hamada, M., “Large ground deformations and their effects on lifelines: 1983 Nihonkai-Chubu earthquake,” Case Studies of liquefaction and lifelines performance during past earthquake, Technical Report NCEER-92-0001, Volume-1, Japanese case studies, National Centre for Earthquake Engineering Research, Buffalo, NY, (1992).
7. Ishihara, K., “Liquefaction and flow failure during earthquakes,” Rankine lecture, Geotechnique 43, No 3, pp 351-415, (1993).
8. Bhattacharya, S., Madabhushi, S. P. G., Bolton, M., “Pile instability during earthquake liquefaction,”

ASCE Engineering Mechanics Conference (EM2003), Seattle, 16-18th July, (2003).

9. Kumar, P. S., Karuppaiah K. B., Parameswaran P., “Buckling behavior of partially embedded reinforced concrete piles in sand,” *ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences,* 2 (4), Aug. (2007).
10. Shanker, K., Basudhar, P. k., Patra, N. R., “Buckling of Piles under Liquefied Soil Conditions,” geotechnical and Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, Vol 25, pp. 303-313, (2007).
11. Nath, U.K., Maheshwari, B.K., Ramasamy, G., “PILE-SOIL MODELING CONSIDERING LIQUEFACTION –AN OVERVIEW,” Advances in Bridge Engineering, March, (2006).
12. Finn W.D.L. and Fujita N. “Piles in liquefiable soils: seismic analysis and design issues,” Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol 22, pp.731-742, (2002).
13. Hwang J.L., Kim C.Y., Chung C.K., Kim M.M., “Viscous fluid characteristics of liquefied soils and behavior of piles subjected to flow of liquefied soils,” Soil Dynamics and Earthquake Engineering, Vol. 26, pp. 313-323, (2006).
14. Terzaghi, K. “Evaluation of coefficients of subgrade reaction,”Geotechnique, Vol. 5, pp. 297-326, (1955).
15. Rowe, P. W. “The single pile subject to horizontal force,” Geotechnique, Vol. 6, no. 2, pp. 70-85, (1956).
16. Meera, R. S., Shanker K., Basudhar P. K., “Flexural response of piles under liquefied soil conditions,” Geotechnical and geological Engineering, Springer, 25 (3), pp. 409-422, (2007).
17. Ishihara, K. “Geotechnical aspects of the 1995 Kobe earthquake, ” *In: Proceedings of the 14th international conference on soil mechanics and foundation engineering.* Terzaghi Oration, Hamburg, 2047–2073, (1997).
18. Tokimatsu, K. “Performance of pile foundations in laterally spreading soils,” *Proc 2nd international conf. on Earthquake Geotechnical Engineering,* Lisbon, Portugal, 957–964, (1999).
19. Bhattacharya, S., Madabhushi, S. P. G., “A critical review of methods for pile design in seismically liquefiable soils,” Bull earthquake Engineering, Springer, no. 6, pp. 407-446, (2008).
20. Maekawa, K., “General Information for Com3 Version 9.11 in Multi-Com,” Department of Civil Engineering, University of Tokyo, Jul. (2006).
21. Maekawa K., Pimanmas, A., Okamura, H., “Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete,” SPON Press, (2003).
22. ACI 543R-00, “Design, Manufacture, and Installation of Concrete Piles”, Reported by ACI Committee 543, (2000).
23. American Petroleum Institute "API Recommend Practice 2A-WSD (RP 2A-WSD)" Twenty-first Edition, December (2000).

۲٤. مستوفی‌نژاد، داود، سازه‌های بتن‌آرمه (جلد اول)، انتشارات ارکان دانش، اصفهان، (۱۳۸٦).

25. ACI 318-05, “Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary-ACI 318R-05”, American Concrete Institute, Farming Hills, MI, USA, (2005).